

Institut für Metallurgie

TU Clausthal

W. Pluschkell

Dimensionsanalyse des heterogenen Auftriebsfreistrahls und Verifizierung von  
Berechnungsergebnissen

Düsseldorf, 12.01.2007

---

## I Ähnlichkeit und Dimensionsanalyse

- Meßmethoden und Datenauswertung
- Ähnlichkeit der Freistahlströmungen
- Übertragung der Ergebnisse auf Stahlschmelzen

## II Verifizierung der Ergebnisse

- Vermischungszeiten
- Spülfleckbildung und Spülfleckgröße
- Emulgierung der Topschlacke

## Literatur-Auswahl

- 1) Ebner, G.; Pluschkell, W.:  
Dimensional analysis of the vertical heterogeneous buoyant plume  
6. Jap.-Ger. Seminar Proc., Tokyo 1984, p. 25/37  
steel res. 56 (1985) No. 10, p. 513/18
- 2) Pleier, S.:  
Entwicklung eines Simulationsmodells zur Beschreibung der Entzinkung von  
gasgespülten und vakuumbehandelten Stahlschmelzen  
Diss. TU Clausthal, 21.12.1998
- 3) Schaub, F.:  
Stoffübergang in heterogenen Auftriebsfreistrahlen  
Diss. TU Clausthal, 18.01.2002
- 4) Matthies, C.:  
Mechanismus der Emulgierung von Topschlacke und Quantifizierung des  
Effektes durch stereologische Untersuchungen an erstarrten Stahlproben  
Studienarbeit, Inst. für Metallurgie/TU Clausthal, Jan. 2002
- 5) Buhles, T.:  
Modellierung und Simulation der Entschwefelung von Stahlschmelzen  
Diss. TU Clausthal, 26.11.2002
- 6) Lachmund, H.; Xie, Y.; Buhles, T.; Pluschkell, W.:  
Slag emulsification during liquid steel desulphurisation by gas injection into the  
ladle  
steel res. 74 (2003) No. 2, p. 77/85
- 7) Schaub, F.; Pluschkell, W.:  
Turbulent Enhancement of Mass Transfer in Bubble Plumes  
Chem. Eng. Technol. 29 (2006) No. 9, p. 1073/83

## Einleitung

Seit rd. 30 Jahren ist die Entwicklung einer stahlwerkstypischen Sekundärmetallurgie als zusätzlicher Prozeßstufe im Produktionsablauf in vollem Gang:

- Schlackenarmer Abstich des Primärreaktors
- Verdecktes Gießen
- Einführung des Schiebeverschlusses und des Bodenspülsteins
- Mechanische und pneumatische Injektionsmethoden
- Kontrollierte Desoxidation und Temperaturführung
- Raffination von Störelementen bis in den ppm-Bereich
- Einbeziehung der Vakuum-Technik in die Sekundärmetallurgie
- Einführung von Pfannenöfen
- Legierung auf enge Analysenspezifikation

Anforderungen und Maßstäbe für diese Entwicklungen setzen die Qualitätsforderungen des Stranggießverfahrens. Temperatureinstellung, Desoxidation, Legierung und Raffination erfordern Umlaufströmung, Turbulenz und Vermischung im Volumen der Stahlschmelze. Zu diesem Zweck wird ein kontinuierlicher Inertgasstrom mittels Bodenspülstein in den Pfannenreaktor geleitet. **Bild 1** zeigt schematisch das sich ausbildende Strömungsphänomen: ein axial-symmetrischer, heterogener Auftriebsfreistrah.

Die in einem konusartigen Volumen aufsteigenden Gasblasen verursachen eine ausgeprägte Turbulenz und mischen Umgebungsfluid in den Freistrah ein. Der Flüssigkeitsfreistrah wird im Meniskusbereich umgelenkt und bildet eine torusartige Umlaufströmung sehr großer Förderkapazität. Die hauptsächlich interessierenden Kenndaten des Freistrahls sind Geschwindigkeitsverteilung, Freistrahradius, Förderkapazität, Gasgeschwindigkeit und Gasverteilung. Die wesentlichen Einflußgrößen sind Gasangebotsstrom, Flüssigkeitsdichte, Blasensteighöhe und Außendruck. Die Möglichkeiten zur Quantifizierung der Strömungskenndaten sind

- Physikalische Modellierung  
(Problem der „entrainment function“)
- Methoden der CFD  
(Probleme der angepassten Software und des Turbulenz-Modells)
- Analyse von Meßdaten auf der Basis der Ähnlichkeitstheorie.

Der gegenwärtige Übersichtsbericht beschränkt sich auf die letzte Methode, wobei auf systematische Messungen an einem großen Wassermodell ab 1981 bei den vormaligen Hoesch Hüttenwerken in Dortmund Bezug genommen wird. Die Auswertungen nach der Ähnlichkeitstheorie führten zu einem quantitativen Bild der Freistrahströmung, das später durch Betriebserfahrungen in jeder Hinsicht bestätigt wurde. Die vorgegebene Beschränkung der heutigen Ausführungen findet ihre Begründung in folgenden Aspekten:

- Geschlossenheit der Darstellung aus einem Blickwinkel
- Mit 2,7 m<sup>3</sup> Volumen bisher größtes Modellsystem
- Priorität in der Ergebnisübertragung von Wasser auf Metallschmelzen
- Systematische Verifizierung der Ergebnisse durch Betriebserfahrungen.

Dieser Bericht ist in zwei Hauptteile gegliedert: Der erste Teil präsentiert die Meßergebnisse am Wassermodell, deren Auswertung nach der Ähnlichkeitstheorie sowie die Übertragung der Ergebnisse auf Metallschmelzen. Der zweite Teil konzentriert sich auf die Verifizierung der Ergebnisse anhand von Betriebserfahrungen in verschiedenen Stahlwerken.

I/1

### Meßmethoden und Datenauswertung

Das 2,7 m<sup>3</sup> große Wassermodell im Volumenmaßstab 1 : 10 zur typischen Stahlwerkspfanne ist in **Bild 2** skizziert: 1,44 m Durchmesser; 1,00 m bei eingesetztem Begrenzungszyylinder; 1,65 m maximale Füllhöhe;  $V_{\max} = 2,7 \text{ m}^3$ . In die Stahlkonstruktion eingesetzte Fenster ermöglichen die direkte Beobachtung der Strömung. Der maximale Gasstrom ist  $1 \text{ l s}^{-1}$ . Traversierendes und höhenverstellbares Flügelradanemometer zur Messung lokaler Geschwindigkeiten; umfangreiche Messdatenerfassung. Das zweite Teilbild gibt die in normalisierten Koordinaten dargestellten Meßdaten wieder. Nachgewiesen ist die Selbstähnlichkeit der Strömung entsprechend einer Gauß-Verteilung. Es liegt also Freistrahlscharakteristik vor; die Strömung ist keine Blasenströmung. Die notwendige Definition des Strahlhalbmessers verwendet die Bedingung  $v/v_0 = 1/e = 0,368$ . Probleme bei den Messungen:

- Aperiodische Neigung und Rotation der Strahlachse  $\Rightarrow$  Messungen nach 1 min Versuchsdauer
- Blasenaufstieg in Blasenpaketen  $\Rightarrow$  ausgeprägte Fluktuationen der Messwerte.

II/2

### Ähnlichkeit der Freistrahlsströmungen

Von primärem Interesse sind die Achsgeschwindigkeit  $v_0$ , der Strahlhalbmesser  $\delta$  und die Förderkapazität  $\dot{V}$  des heterogenen Auftriebsfreistrahls (hier wird abgesehen von Gasgehalt und Gasgeschwindigkeit). Die Arbeitsmethode der Ähnlichkeitstheorie sieht vor, ein Listing der Einflußgrößen vorzunehmen, dimensionslose Gruppen nach dem  $\Pi$ -Theorem zu bilden und die einschlägigen Potenzen nach Methoden der Multiregression aus dem Datenbestand zu bestimmen. Von dieser Methode wurde hier insofern abgewichen als es darum ging, das untersuchte Strömungsphänomen in die Familie der Freistrahlsströmungen direkt einzuordnen. Diese Familie umfaßt nach

**Bild 3** den

- Homogenen Impulsfreistrahls (z.B. Wasser in Wasser) und den
- Homogenen Auftriebsfreistrahls (z.B. heißes Gas in kaltem Gas, Kamintheorie), sowie neu den
- Heterogenen Auftriebsfreistrahls als weiteres Familienmitglied.



Treibende Kraft der Strömung ist der kinematische Impulsstrom  $\dot{I}_1$ , bzw. der kinematische Auftriebsstrom  $\dot{W}_1$ . Der Notationsindex 1 bezeichnet jeweils das Einleitniveau, der Index 0 die Strahlachse.  $\varepsilon$  ist das Dichteverhältnis. Die Größe  $p$  erweist sich als 5. Wurzel aus der Froude-Zahl. Im Fall des heterogenen Auftriebsfreistrahls ist  $\varepsilon_1 \cong 1$ . Es verbleiben bei übertragener Systematik die Vorfaktoren  $a_1$  bis  $a_4$  und die Exponenten von  $p$ , das sind  $n_1$  bis  $n_4$ , als aus den Messdaten durch Regression zu bestimmende Größen. Damit ist der Größe  $p$  eine besondere Rolle zugeteilt, die darin besteht, den Übergang des homogenen Gasstroms aus der Zuleitung in die heterogene Blasenströmung der Flüssigkeit zu beschreiben. Aus separaten Messungen an Blasenströmungen ergibt sich nach **Bild 4** die dimensionsgerechte Beziehung

$$d_B = 1,30 \cdot \dot{V}^{0,4} \cdot g^{-0,2}.$$

Unter Verwendung der Blasensteighöhe  $x$  als Bezugsgröße folgt  $p \equiv d_B \cdot x^{-1}$ , als alternative Interpretation von  $p$ .

Das aus dem Datenbestand abgeleitete Gesamtergebnis ist in **Bild 5** zusammengefaßt. Links die Gleichungen in dimensionsgerechter Schreibweise (Größengleichungen), rechts als Zahlenwertgleichungen mit den Dimensionen Meter und Sekunde. Einbezogen in die Auswertungen wurden auch die Messdaten von Kobus. Der Freistrahlradius hängt hier von dem Gaseinleitstrom ab und zeigt einen parabelförmigen Verlauf mit der Steighöhe. Dieser Befund paßt zu der technischen Einrichtung "Spülstein". Die Achsgeschwindigkeit steigt ebenfalls mit  $\dot{V}_{g,1}$ , nimmt aber in Übereinstimmung mit unabhängigen Messungen mit der Blasensteighöhe leicht ab. Die Förderkapazität ist proportional  $x^{1,13}$  und  $\dot{V}_{g,1}^{0,55}$ . Das letztere Ergebnis ist von Bedeutung für die Diskussion von Vermischungszeiten. Die Güte der Datenauswertung geht aus **Bild 6** hervor. Für die Förderkapazität sind immerhin 2 ½ Zehnerpotenzen mit Messwerten belegt. Bei der Verteilung des Gasstroms  $\dot{V}_{g,1}$  auf  $n$  Einleitstellen steigt  $\dot{V}_{ges}$  auf  $n^{0,45} \cdot \dot{V}_{n=1}$  vorausgesetzt, die Freistrahlen unterliegen keiner Wechselwirkung.

Hingewiesen werden soll auf ein Detail: Die aufsteigende Strömung erfährt im Staubereich eine Umlenkung in die Horizontale. Der Bereich der Umlenkung trägt nicht zur Förderkapazität senkrecht aufwärts bei. Die Umlenkhöhe entspricht dem Freistrahlradius. Infolgedessen ist bei quantitativen Berechnungen eine Iterationsschleife einzubauen, um die reduzierte, wirksame Förderhöhe zu ermitteln.

## Übertragung der Ergebnisse auf Stahlschmelzen

Im Vergleich zu Wasser müssen bei Metallschmelzen sowohl die hohen Temperaturen als auch die hohen Fluidichten in Betracht gezogen werden. Hinsichtlich der Gaseinleitbedingungen ist nach dem Gesetz idealer Gase

$$\dot{V}_{g,1} = \dot{V}_{g,STP,1} \cdot \frac{T_1}{T_N} \left( \frac{h_N}{h_a + H} \right)$$

zu notieren, wobei wie in **Bild 7** die charakteristischen Drucke nach  $P = \rho \cdot g \cdot h$  in Druckhöhen eingesetzt sind:  $h_N \equiv h_a = 1,43 \text{ m}$ .  $H$  ist die Blasensteighöhe. Bei diesem Ansatz ist angenommen, daß die Gasblasen bereits an der Einleitrohrmündung momentan auf  $T_1$  aufgeheizt werden. Die entsprechende Volumenzunahme hebt den Schmelzenmeniskus an; sie trägt nicht als Energiedissipation zur Vermischung bei. Weiterhin ist die Druckentlastung der Blasen beim Aufstieg zu berücksichtigen. Hierfür wird die Druckentlastungsfunktion  $\varphi$  herangezogen, so daß die Aufstiegs-koordinate  $x$  mit  $\varphi$  zu multiplizieren ist. Damit ergeben sich fiktiv vergrößerte Förderhöhen. Der Verlauf von  $\varphi$  als Funktion von  $x$  ist in **Bild 8** sowohl für Wasser als auch für flüssigen Stahl dargestellt für eine Blasensteighöhe von 3 m. Der Unterschied von Wasser und Stahlschmelze ist evident. Von besonderer Bedeutung ist, daß die Funktion  $\varphi$  unter Vakuumbedingungen nahe dem Meniskus (unabhängig vom jeweiligen Fluid) sehr steil ansteigt. Die Grenze ist gegeben durch den sich aufbauenden Binnendruck, wenn sich die Blasen dem Meniskus nähern. Für die gegenwärtigen Betrachtungen ist der Effekt wegen der zu berücksichtigenden Umlenkhöhe irrelevant. Als wesentliches Ergebnis ist festzuhalten, daß jetzt die strömungsmechanischen Kenndaten des heterogenen Auftriebsfreistrahls auch in Metallschmelzen berechnet werden können, insbesondere in Abhängigkeit vom äußeren Systemdruck, ein Ergebnis, das für die metallurgische Vakuumprozeß-technik von größter Bedeutung ist. Zur Illustration der Ergebnisse zeigt **Bild 9** Rechenergebnisse für Stahlschmelzen. Bei einem Gaseinleitstrom von  $10 \text{ l}_{STP} \text{ s}^{-1}$  z.B. beläuft sich die Förderkapazität des Freistrahls auf rd.  $1,0 \text{ m}^3 \text{ s}^{-1}$  oder  $7,2 \text{ t s}^{-1}$ , so daß die Umwälzzeit für eine 185 t - Schmelze 26 s beträgt. In **Bild 10** sind vergleichende Ergebnisse bei Atmosphärendruck und unter Vakuumbedingungen für eine Blasensteighöhe von 3 m dargestellt. Die Druckabsenkung wirkt sich besonders stark hinsichtlich der Förderkapazität aus.

## II

### Verifizierung der Ergebnisse

Die vorgestellten Rechenergebnisse für Stahlschmelzen können nicht durch unmittelbare Messungen überprüft werden. Zur Verifizierung werden deshalb abgeleitete Effekte herangezogen, die von der Strömungsmechanik des Freistrahls direkt abhängen. Dies sind: Vermischungszeiten, Bedingungen für die Spülfleckbildung und Topschlackenemulgierung.

### Vermischungszeiten

In der Chemie-Technik werden Mischzeiten für zylindrische Gefäße mit Schlankheitsgraden um 1 nach der Voncken-Gleichung berechnet. In **Bild 11**

sind  $t_U$  die sogenannte Umlaufzeit und  $C$  die geforderte Mischgüte. Mit  $(V/\dot{V}) = t_U$  lassen sich die Mischzeiten für die Gütevorgaben von  $\pm 2\%$  und  $\pm 5\%$  mit der

Gleichung für  $\dot{V}$  für jeden Anwendungsfall berechnen. In **Bild 12** sind gemessene Mischzeiten in einem vergleichsweise kleinen Wassergefäß (Dreiecke) den Berechnungen (durchgezogene Linie) gegenübergestellt. Es kann ein perfekter Fit festgestellt werden. – Tracerversuche mit Legierungselementen liefern Mischzeiten auch für Stahlschmelzen. Allerdings weisen derartige Messungen erhebliche Streumargen auf, wie sich in **Bild 13** zeigt. Immerhin ergibt sich aber eine befriedigende Übereinstimmung zwischen Messung und Berechnung.

### Spülfleckbildung und Spülfleckgröße

Der Staubereich des heterogenen Auftriebsfreistrahls im Meniskus ist für die sekundärmetallurgische Prozeßtechnik von besonderer Bedeutung, weil hier gegebenenfalls eine Emulgierung von Topschlacke in die Stahlschmelze und Oxidationsreaktionen stattfinden können. Das bedeutet, daß Aspekte des sog. oxidischen Reinheitsgrades als auch der Entschwefelung von Stahlschmelzen berührt sind. Zunächst interessieren die Bedingungen unter denen sich überhaupt ein Spülfleck bilden kann. Anzusetzen ist das Gleichgewicht von statischem Druck der aufliegenden Topschlacke und dynamischem Druck des aufsteigenden Freistrahls in der Stahlschmelze:

$$\rho_s H_{s,0} = \frac{1}{2} \rho_m v_{o,H}^2$$

( $v_{o,H}$  ist mit  $v_{o,U}$  nahezu identisch wegen  $v_o \propto x^{-0,12}$ ). In **Bild 14** sind Ergebnisse der Berechnungen für typische Stahlwerksbedingungen dargestellt. Sie stimmen mit der betrieblichen Erfahrung überein. Von unmittelbarer praktischer Bedeutung ist der Befund für das sog. Reinheitsgradspülen. Unterhalb der angegebenen Grenze findet eine Schlackenemulgierung nicht statt. Der Spülgas-strom wird bei dieser Betriebstechnik i.d.R. unter  $0,3 \text{ m}^3_{\text{STPmin}}^{-1}$  gehalten. Gegebenenfalls ist der Gasstrom auf mehrere Spülsteine zu verteilen.

Bei vollständig aufgeschmolzener Topschlacke kann auch die Spülfleckgröße in Abhängigkeit von den Prozeßbedingungen berechnet werden. Hierbei ist der Gauß-verteilte Impulsstrom des Freistrahls der Schwerkraft der Topschlacke gleichzusetzen. Man erhält unter Berücksichtigung der sich aufstauenden Schlackenschicht die in **Bild 15** angegebene Gleichung, in der übrigens die Viskosität der Schlacke nicht enthalten ist.  $v_o$  und  $\delta$  sind nach den vorgestellten Gleichungen zu berechnen. Im linken Teilbild zeigt sich eine schwache Abhängigkeit der Spülfleckgröße vom Spülgas-strom; eine Druckabsenkung führt dagegen zu einer deutlichen Vergrößerung. Zum Vergleich der Berechnungen mit Betriebsdaten eignen sich die

sehr zuverlässigen Untersuchungen von Yonezawa. Strömungsmechanik und Messungen stimmen voll überein.

Die Graphik von **Bild 16** zeigt einen Nebeneffekt, dem aber große praktische Bedeutung zukommt: Die im Spülfleck freigelegte Stahlschmelze ist vor dem Zutritt der Umgebungsluft durch die dort austretenden Argonblasen und damit vor Oxidation geschützt. Das beweisen einmal die zeitlich konstanten [N] - Gehalte und zum anderen die aufgehende (O) / [Al] - Bilanz der Reaktionen zwischen Topschlacke und Stahlschmelze. Zusätzlicher [Al] - Verbrauch entsteht nur bei Schrottzugaben (Rost und Zunder) und Kalkzugaben ( $\text{CO}_2$ ,  $\text{H}_2\text{O}$ ).

## II/3

### Emulgierung der Topschlacke

Seit langem wird vermutet, daß die teilweise Emulgierung der Topschlacke in die Stahlschmelze Ursache ist für die sehr hohe Raffinationsgeschwindigkeit bei der Stahlentschwefelung unter Intensivspülbedingungen. F. Oeters hat ein Emulgiermodell entwickelt, dessen Ansatz und dessen Grundgleichungen in **Bild 17** wiedergegeben sind. Nach diesem Modell werden an der Spülfleck/Schlacke-Peripherie von der umgelenkten Strömung Schlacketropfen abgerissen und in die Stahlschmelze überführt. Nach einer größenabhängigen Verweilzeit kehren die Tropfen in die Topschlacke zurück. Prozeßtechnisch gesehen liegt also ein permanenter Phasenkontakt Topschlacke/Stahlschmelze vor bei gleichzeitigem transitorischem, innerem Umlauf eines Schlacketropfenstroms durch die Stahlschmelze. Die vergrößerte Grenzfläche Schlacke/Stahl sowie die größere Raffinationskapazität der Tropfen sind die Ursachen für den beschleunigten Reaktionsumsatz bei Topschlackenemulgierung.

Das Gleichgewicht der wirksamen Kräfte (Auftriebs-, Grenzflächen-, Trägheitskraft) liefert über die Minimumbedingung die Tropfengröße in Abhängigkeit von der Geschwindigkeit der Phasengrenze  $u_i$  und den Anströmbedingungen  $\cos \alpha$ .  $d_T$  sinkt mit steigend  $u_i$  und  $\cos \alpha$ . Die Energiebilanz liefert die Gleichung für die Tropfenbildungsrate; in diese Gleichung geht die Spülfleckgröße  $D_{SP}$ , die Schlackendicke  $L$  und schließlich die dynamische Schlackenviskosität  $\eta_s$  ein.

Die vorgestellten Gleichungen zur Berechnung der Freistahlströmung ermöglichen quantitative Informationen über den Emulgierprozeß in Abhängigkeit vom Spülgasstrom. Die Ergebnisse der Parameterstudien sind in **Bild 18** für die Bedingung  $\cos \alpha = 1$  zusammengestellt. Der Tropfendurchmesser sinkt mit steigendem Spülgasstrom und fallender Grenzflächenenergie. Für  $0,9 \text{ m}^3_{STP} \text{ min}^{-1}$  und  $\sigma = 1,5 \text{ Nm}^{-1}$  ergibt sich z.B.  $d_T = 3 \text{ mm}$ . Kleinere Tropfen sollten nicht gebildet werden. Von besonderem Interesse ist die Tropfenbildungsrate im letzten Teilbild. Bemerkenswert ist deren Vergrößerung unter Vakuumbedingungen.

Zur Prüfung der angegebenen Gleichungen wurde mit den Dillinger Hüttenwerken ein Versuchsprogramm zur Entnahme von Großproben aus gasgespülten Stahlschmelzen durchgeführt. Die Schlackentropfen in den erstarrten Proben wurden metallographisch vermessen und klassifiziert. Das **Bild 19** zeigt die Massenverteilung über die Größenklassen. Die erwartete minimale Tropfengröße zeigt sich

hier als maximale Tropfengröße. Völlig unerwartet erstreckt sich das Tropfengrößenspektrum bis in den Bereich von 10  $\mu\text{m}$ . Da die Energiedichte der Strömung für diesen Effekt nicht hinreicht, verbleibt als Vermutung, daß die Tropfen durch chemische Reaktion im Inneren der Stahlschmelze disintegriert werden. Kleine Tropfen weisen als Schwebeteilchen eine lange Verweildauer, unterliegen einer zeitlichen Anreicherung und tragen kaum zur Entschwefelung bei. Für die Stahlwerksmetallurgie bedeutet dies unter Umständen eine unfreiwillige Beeinträchtigung des oxidischen Reinheitsgrades.

Die Hauptmasse an emulgierter Topschlacke liegt im Tropfengrößenbereich oberhalb rd. 0,5 mm Durchmesser; das entspricht rd.  $3 \text{ kg m}^{-3}$ . Bei einer Tropfenbildungsrate von rd.  $16 \text{ kg s}^{-1}$  nach **Bild 20** ergibt sich dann für ein Stahlvolumen von  $26 \text{ m}^3$  eine formale, mittlere Verweildauer der Tropfen von 5 s. Den größten Beitrag zur Tropfengrenzfläche liefert die Klasse 7 (0,3 mm  $\varnothing$ ); die summierte, für die Entschwefelung wirksame Oberfläche beläuft sich auf  $180 \text{ m}^2$ . Vergleicht man diese Fläche mit der geometrischen Kontaktfläche im Schmelzenmeniskus von rd.  $8 \text{ m}^2$ , so folgt, daß die Entschwefelungsreaktion ganz überwiegend von den emulgierten Tropfen getragen wird.

Das mit diesen Ansätzen entwickelte Reaktionsmodell lieferte Ergebnisse, die in allen Aspekten mit betrieblichen Ergebnissen und prozeßtechnischen Erfahrungen übereinstimmen.

### Folgerungen und Perspektiven

Ziel und Zweck meines Vortrags waren, die Meriten der Ähnlichkeitstheorie für die Metallurgie wieder in Erinnerung zu rufen. Die Ergebnisse sind quantitativ und generalisierend. Der Ingenieur übersieht Ursache und Wirkung, d.h. die prozeßtechnischen Einflußgrößen. Die Ergebnisse sind übertragbar.

Die Methode des Computational Fluid Dynamics (CFD) erhebt als mathematische Methode den Anspruch, alle Strömungserscheinungen bis in die Details beschreiben und auflösen zu können. Durchgeführte Berechnungen sind Unikate und nicht übertragbar. Weiterhin ist die Lösungsgüte kaum zu beurteilen, weil kein Zugang zur eingesetzten kommerziellen Software besteht. Überdies hat sich die CFD-Methode bisher auf die Physik der Strömung konzentriert; die Einbeziehung der Reaktionskinetik hat nach meinem Wissenstand noch nicht stattgefunden. Die „Ähnlichkeitstheorie demgegenüber hat gerade auf diesem Gebiet sehr viel zum Wissensstand beigetragen.

Wichtig sind zuverlässige Experimentaluntersuchungen im betriebstechnischen Maßstab. Laboruntersuchungen sind häufig ungeeignet, vor allem unter dem Aspekt der Modellgröße.

M.E. ist es notwendig, Ähnlichkeitstheorie und CFD zusammenzuführen, um z.B. das oben diskutierte Problem der Topschlackenemulgierung im Mechanismus zu verstehen und auf dieser Basis endlich zu lösen. Diese Aufgabe ist umso dringlicher als mit dem Effekt auch Fragen des oxidischen Reinheitsgrades von Stahlschmelzen berührt sind.



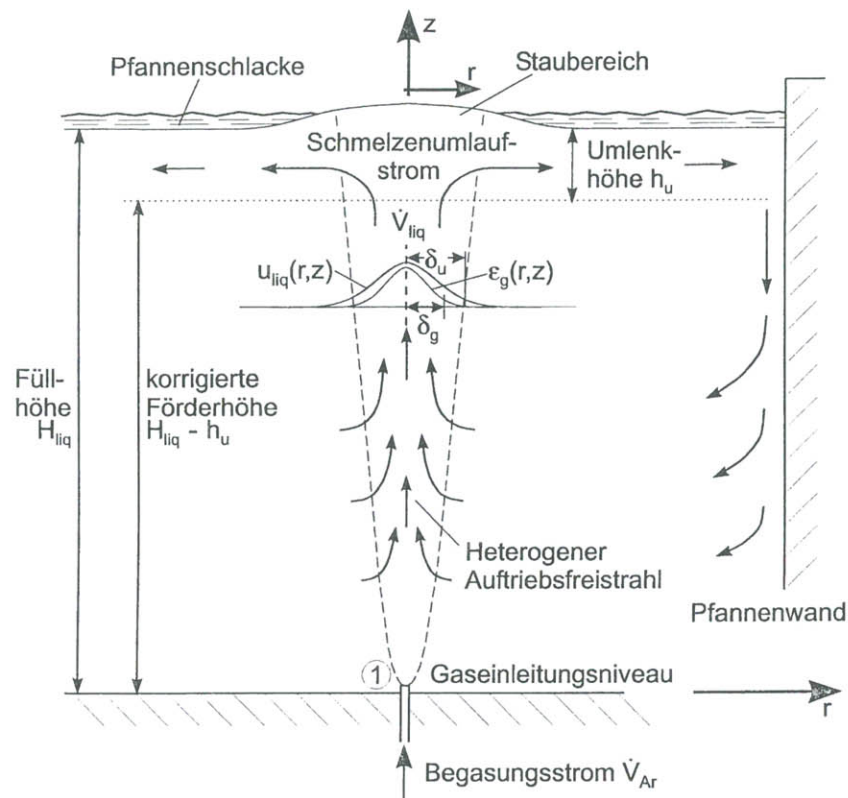


Institut für Metallurgie  
TU Clausthal

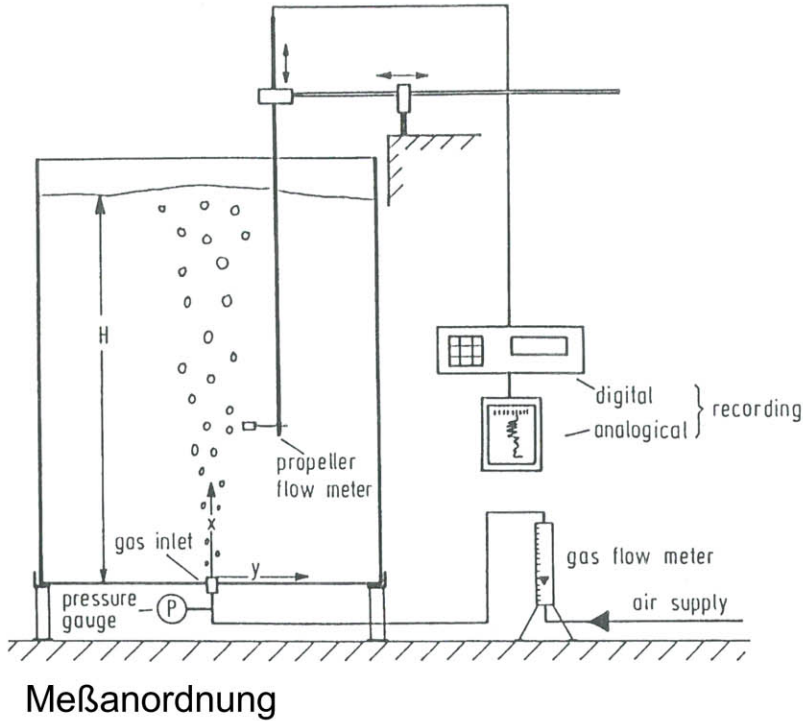
Pluschkell, W.

## **Dimensionsanalyse des heterogenen Auftriebsfreistrahls und Verifizierung der Ergebnisse**

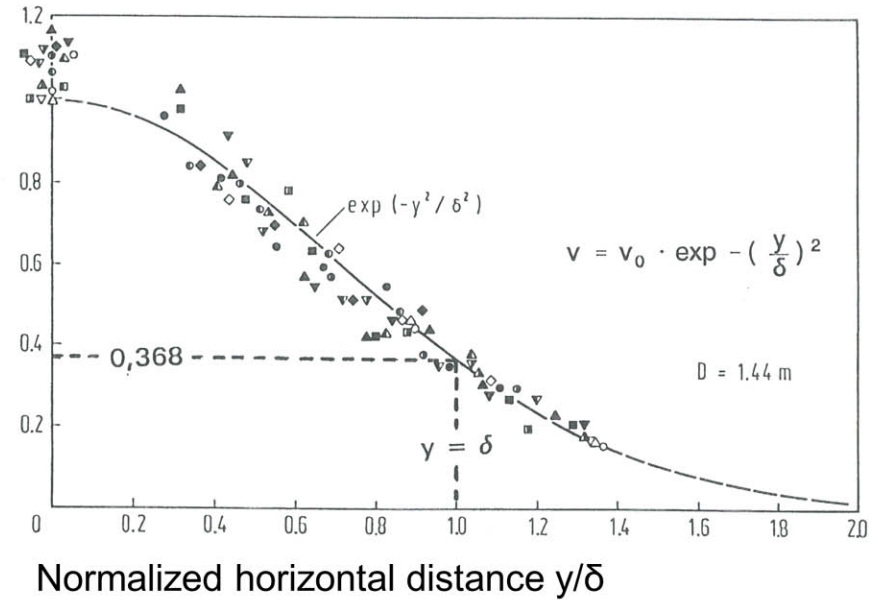
Düsseldorf, 12. Januar 2007



Schema heterogener Auftriebsfreistrah



Normalized vertical velocity  $v/v_0$



## Heterogener Auftriebsfreistrah

### Meßmethode; Meßergebnisse

(Ebneith, G.; Pluschkell, W.: Steel Res. 56 (1985) No. 10, S.513/18)



### Homogeneous Momentum Jet

$$\delta = 0,106 \cdot x$$

$$v_0 = 7,60 \cdot \dot{I}_1^{\frac{1}{2}} \cdot x^{-1}$$

$$\dot{V} = 0,236 \cdot \dot{I}_1^{\frac{1}{2}} \cdot x$$

$$\dot{I}_1 = \frac{\pi}{4} \cdot d_1^2 \cdot v_1^2 = \dot{V}_1 \cdot v_1$$

### Homogeneous Buoyant Jet

$$\delta = 0,134 \cdot x$$

$$v_0 = 3,79 \cdot \dot{W}_1^{\frac{1}{3}} \cdot x^{-\frac{1}{3}}$$

$$\dot{V} = 0,216 \cdot \dot{W}_1^{\frac{1}{3}} \cdot x^{\frac{5}{3}}$$

$$\varepsilon_0 = 11 \cdot p^{\frac{5}{3}}$$

$$\dot{W} = g \cdot \varepsilon_1 \cdot \dot{V}_1$$

$$p = g^{-\frac{1}{5}} \cdot (\varepsilon_1 \cdot \dot{V}_1)^{\frac{2}{5}} \cdot x^{-1}$$

$$\varepsilon_1 = \frac{(\rho - \rho_1)}{\rho}$$

### Heterogenous Buoyant Plume

$$\delta = a_1 \cdot p^{n_1} \cdot x$$

$$v_0 = a_2 \cdot p^{n_2} \cdot \dot{W}_1^{\frac{1}{3}} \cdot x^{-\frac{1}{3}}$$

$$\dot{V} = a_3 \cdot p^{n_3} \cdot \dot{W}_1^{\frac{1}{3}} \cdot x^{\frac{5}{3}}$$

$$\varepsilon_0 = a_4 \cdot p^{n_4}$$

$$\dot{W} = g \cdot \dot{V}_1$$

$$p = g^{-\frac{1}{5}} \cdot \dot{V}_1^{\frac{2}{5}} \cdot x^{-1}$$

$$\varepsilon_1 = 1$$

$\delta$  - Strahlradius

$v_0$  - Achsengeschwindigkeit

$\dot{V}_1$  - Förderkapazität

$\dot{I}$  - kinematischer Impulsstrom

$\dot{V}_1$  - Einleitstrom

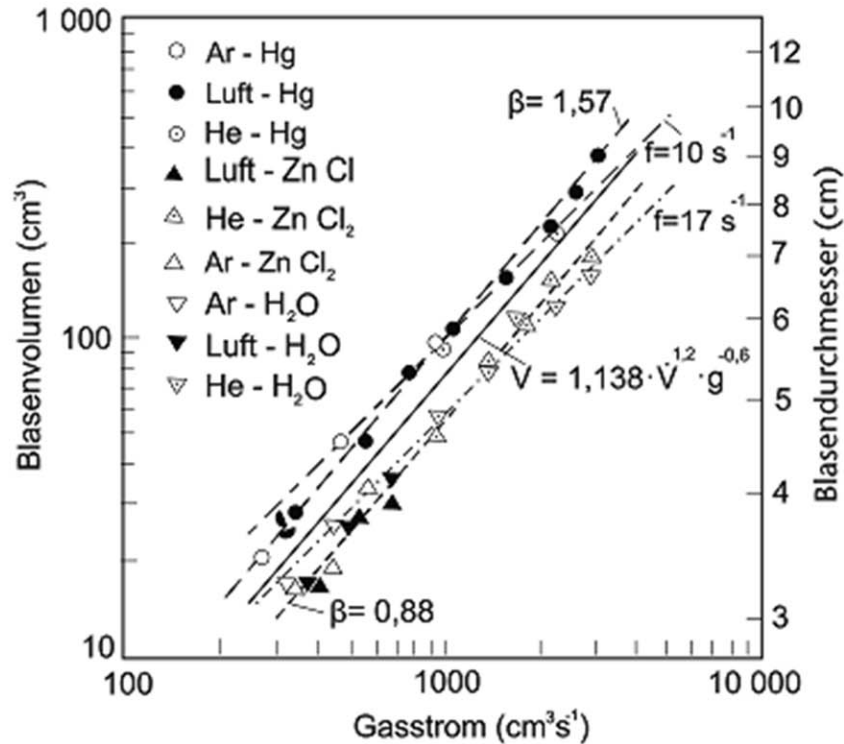
$\dot{W}_1$  - kinematischer Auftriebsstrom

$\varepsilon$  - Dichtedifferenz (dimensionslos)

$p^5 = Fr$  - Froude-Zahl

### Axialsymmetrische turbulente Freistrahlen

(Ebner, G.; Pluschkell, W.: Steel Res. 56 (1985) No.10, S. 513/ 518)



$$\begin{aligned}
 V_B &= 1,138 \cdot \dot{V}^{1,2} \cdot g^{-0,6} = 1,84 \cdot 10^{-2} \cdot \dot{V}^{1,2} \\
 d_B &= 1,30 \cdot \dot{V}^{0,4} \cdot g^{-0,2} = 0,33 \cdot \dot{V}^{0,4} \\
 f_B &= 0,879 \cdot \dot{V}^{-0,2} \cdot g^{0,6} = 54,8 \cdot \dot{V}^{-0,2}
 \end{aligned}$$

dimensionsgerechte Schreibweise      Zahlenwertgleichung  
Dimension: cm; s

## Blasenströmung in verschiedenen Flüssigkeiten Bubble flow in different liquids

(Hoefele, E.O.; Brimacombe, J.K.: Met. Trans. 10B (1979) S. 631/ 48)

$$v_0 = 1,43 \cdot p^{-0,21} \cdot \dot{W}_1^{\frac{1}{3}} \cdot x^{-\frac{1}{3}} = 3,37 \cdot \dot{V}_{g,1}^{0,25} \cdot x^{-0,12}$$

$$\delta = 0,45 \cdot p^{0,375} \cdot x = 0,38 \cdot \dot{V}_{g,1}^{0,15} \cdot x^{0,62}$$

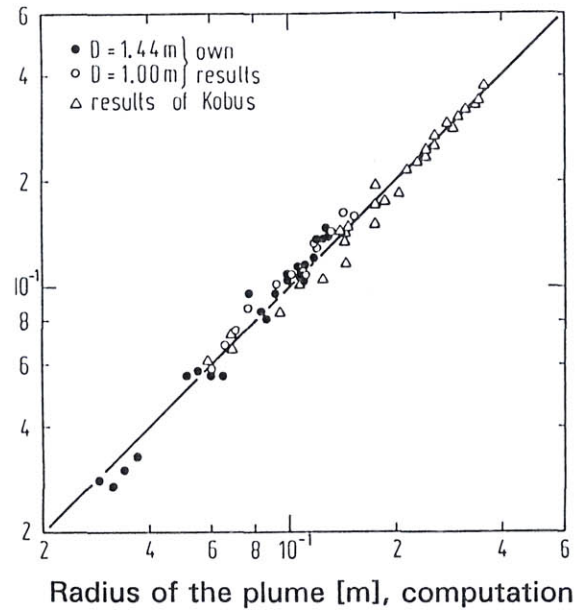
$$\dot{V} = 0,91 \cdot p^{0,54} \cdot \dot{W}_1^{\frac{1}{3}} \cdot x^{\frac{5}{3}} = 1,52 \cdot \dot{V}_{g,1}^{0,55} \cdot x^{1,13}$$

$$\dot{W}_1 = g \cdot \dot{V}_{g,1}$$

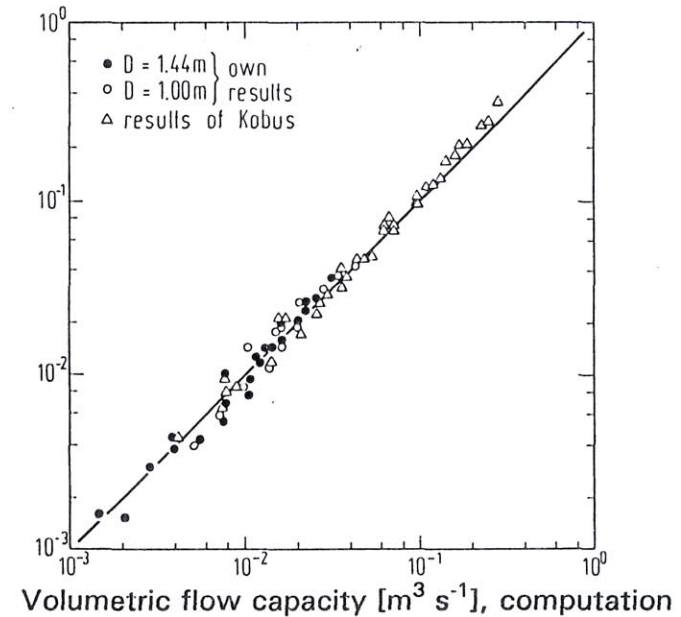
$$p = g^{-\frac{1}{5}} \cdot \dot{V}_{g,1}^{\frac{2}{5}} \cdot x^{-1}$$

Ergebnisse der Meßdatenauswertung  
Axialsymmetrischer, heterogener Auftriebsfreistrahler

Radius of the plume [m], experiment



Volumetric flow capacity [ $\text{m}^3 \text{s}^{-1}$ ], experiment



Heterogener Auftriebsfreistrah in Wasser  
(Ebner, G.; Pluschkell, W.: Steel Res. 56 (1985) No. 10, S. 513/18)

$$1) \quad \dot{V}_{g,1} = \dot{V}_{g,STP} \cdot \frac{T_1}{T_N} \cdot \left( \frac{h_N}{h_a + H} \right)$$

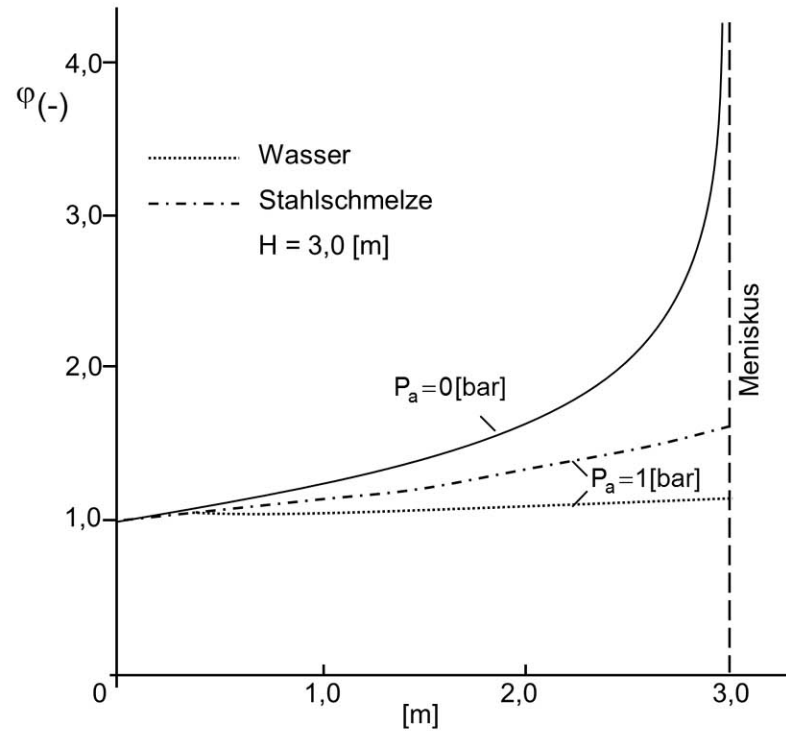
wobei  $h_N \cong h_a \cong 1,43 \text{ m}$

2)  $x$  ersetzen durch  $(x \cdot \varphi)$

$$\text{wobei } \varphi = \frac{1}{\xi} \cdot \ln \frac{1}{(1-\xi)}, \quad \varphi_{(\xi=0)} = 1$$

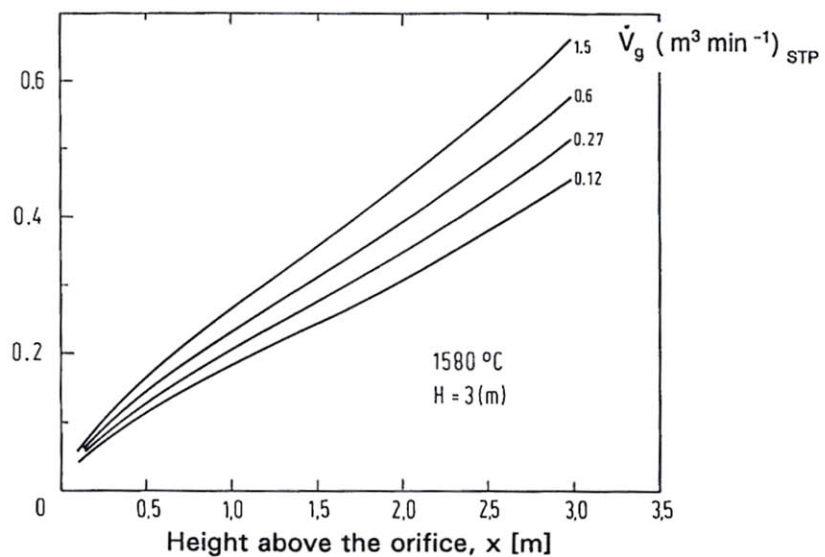
$$\text{mit } \xi = \frac{x}{(h_a + H)}$$

Übertragung auf Metallschmelzen  
 Axialsymmetrischer, heterogener Auftriebsfreistrah

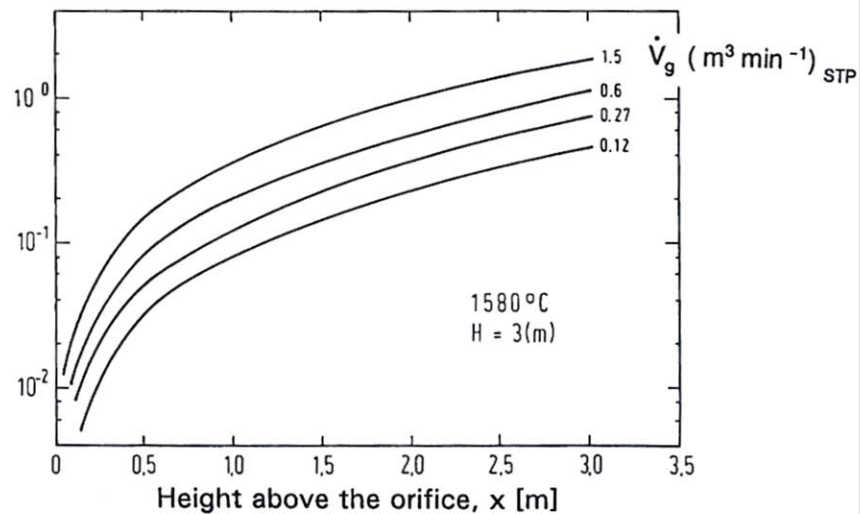


## Druckentlastungsfunktion Pressure Relief Function

plume radius  $\delta$  [m]



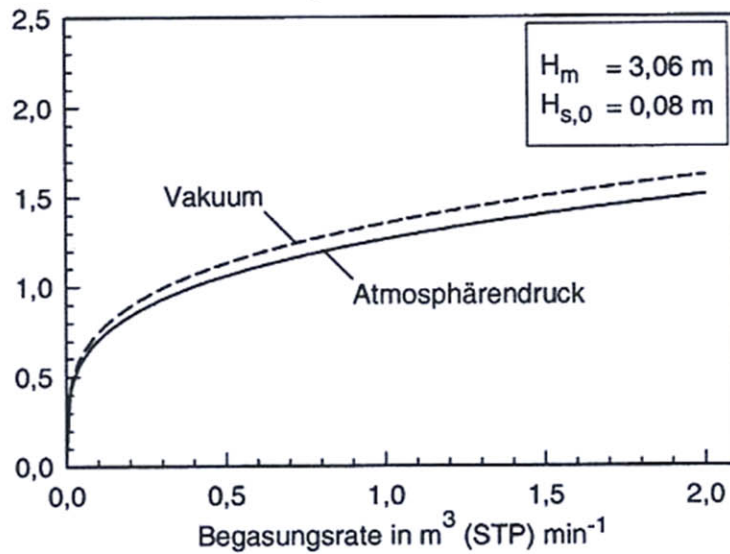
$\dot{V}$  [ $\text{m}^3 \text{s}^{-1}$ ]



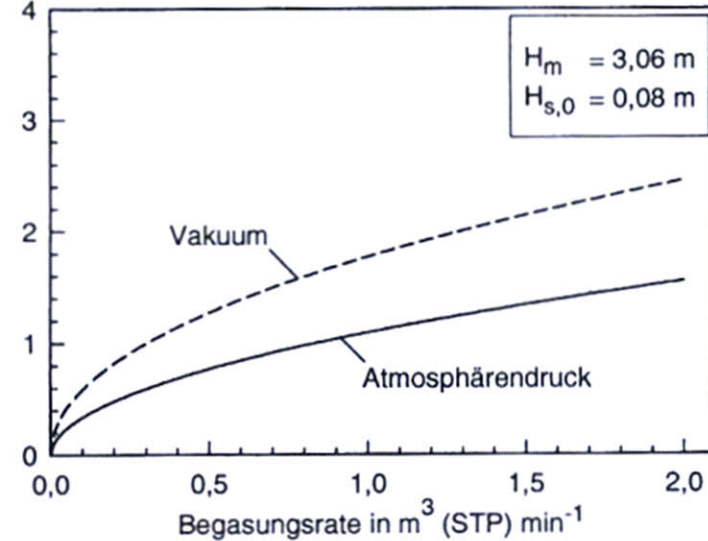
## Heterogener Auftriebsfreistrah in Stahlschmelzen

(Ebner, G.; Pluschke, W.: Steel Res. 56 (1985) No. 10, S. 513/ 18)

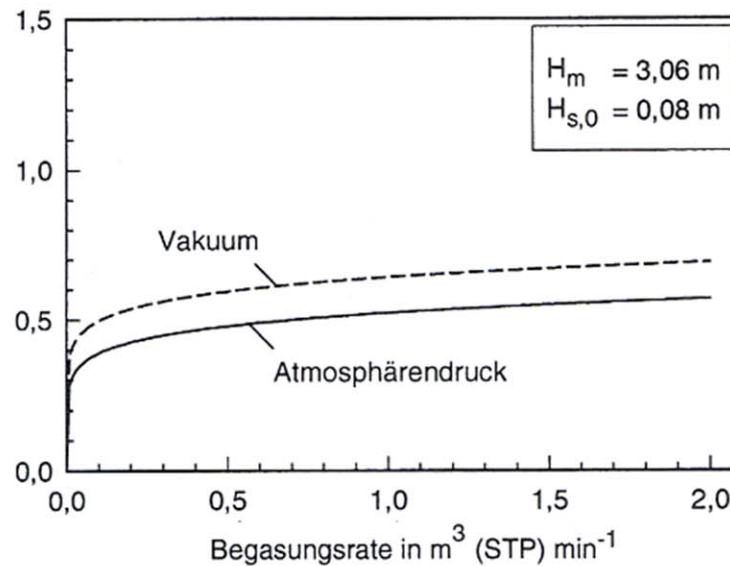
Mittengeschwindigkeit  $u_0$  in  $\text{m s}^{-1}$



Förderkapazität  $\dot{V}$  in  $\text{m}^3 \text{ s}^{-1}$



Freistrahlradius in m



## Freistrahldynamik am Umlenkpunkt (Diss. T. Buhles, TU Clausthal Nov. 2002)



## Voncken-Equation

$$t_{\text{mix}} = C \cdot t_u$$

Mixing criterion:  $C = \ln\left(\frac{1}{\alpha}\right) = \ln\left(\frac{c_{i,\infty}}{c_{i,\infty} - c_{i,t}}\right)$

Circulation Time:  $t_u = \left(\frac{V}{\dot{V}}\right)_{\text{liq}}$

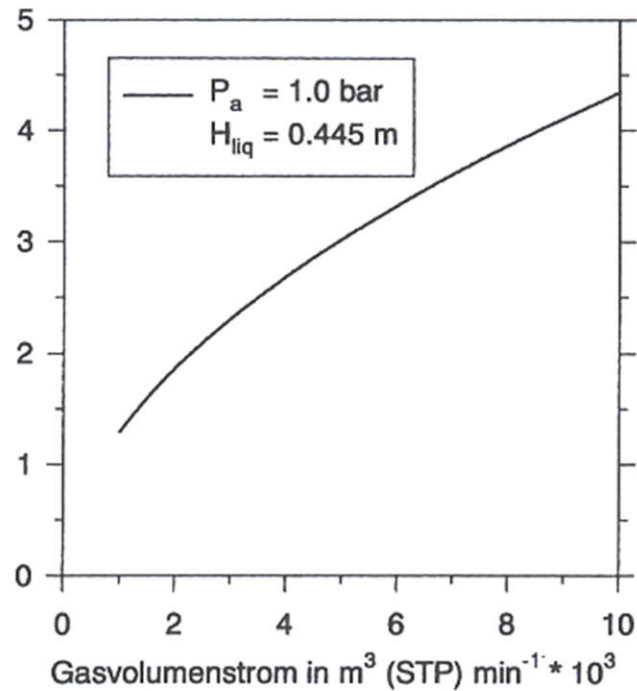
## Mixing time

$$t_{\text{mix};0.05} = 3.00 \cdot \left(\frac{V}{\dot{V}}\right)_{\text{liq}}$$

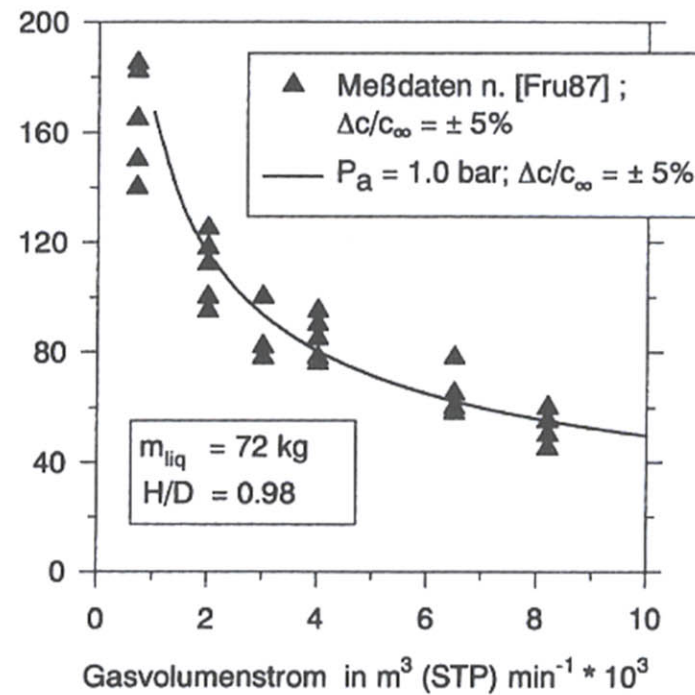
$$t_{\text{mix};0.02} = 3.91 \cdot \left(\frac{V}{\dot{V}}\right)_{\text{liq}}$$

Mixing of liquids by convection

Förderkapazität in  $\text{m}^3 \text{s}^{-1} \cdot 10^3$

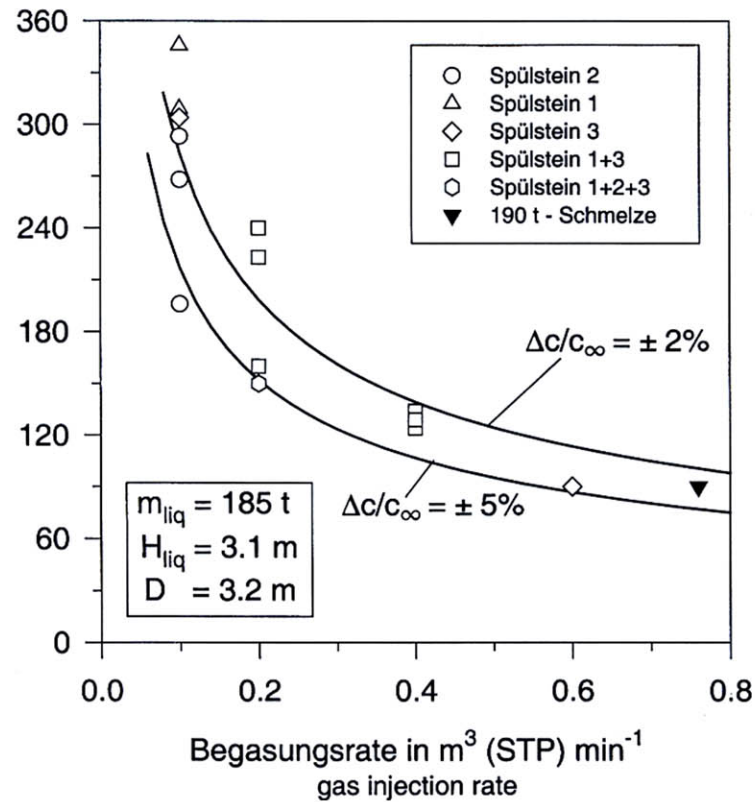


Vermischungsdauer in s

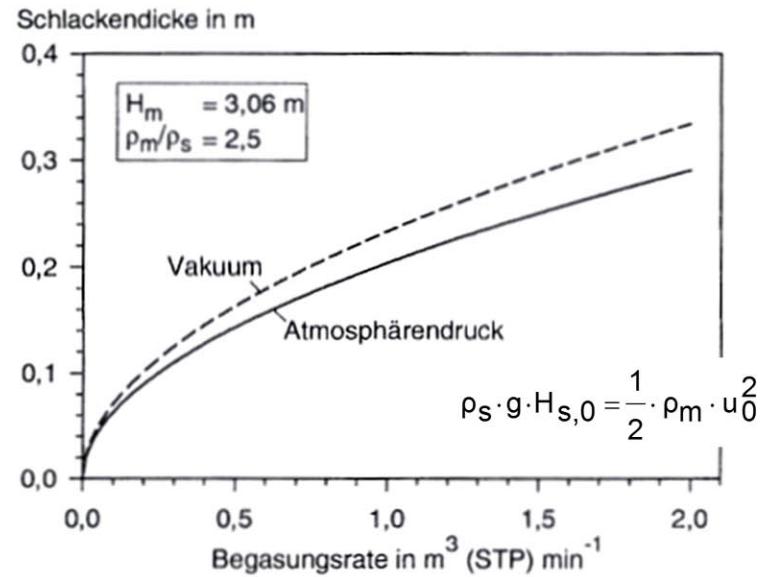


Förderkapazität und Vermischungsdauer  
(Kim, S.-H.; Fruehan, R.J.: Met. Trans. 18 B (1987), S. 381/ 90)

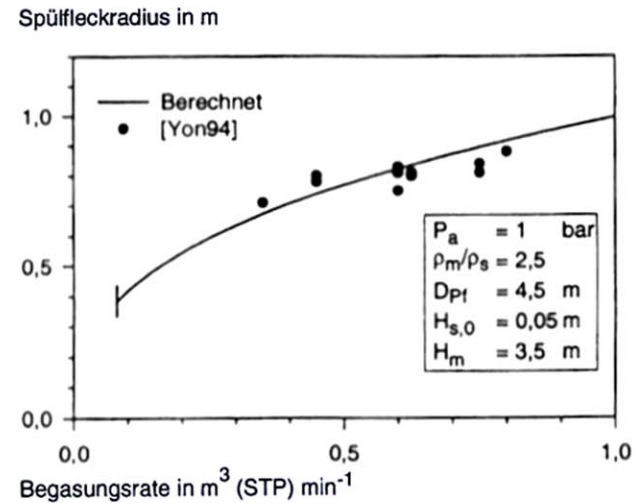
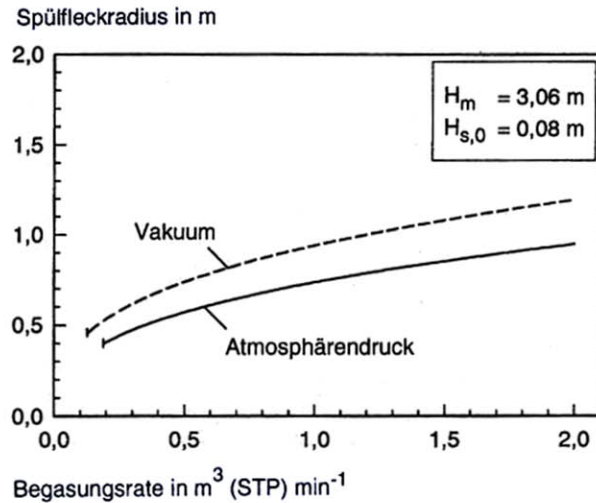
Mischzeit in s  
mixing time



Mixing time as function of the gas injection rate  
(Comparison between measured data and results of computations)  
(Diss. S. Pleier, TU Clausthal Dez. 1998)



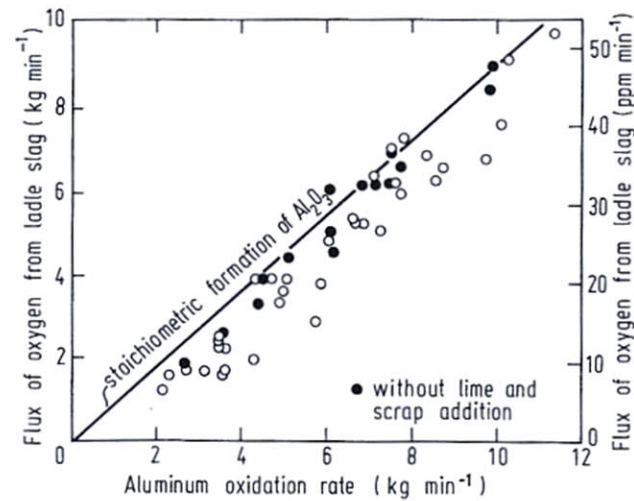
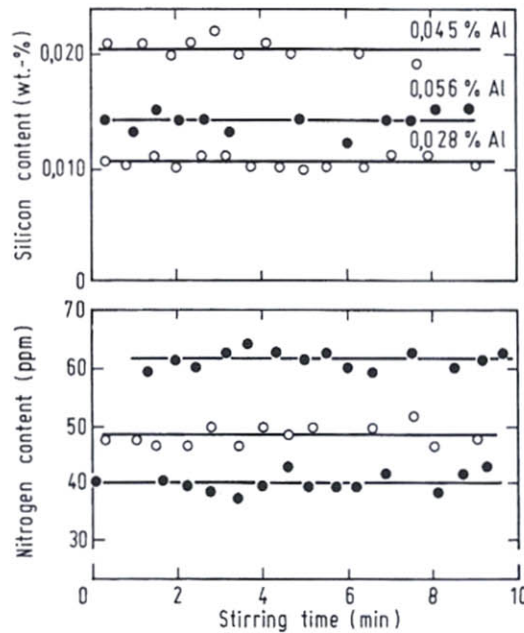
Bedingung für die Spülfleckbildung



$$\left[ \frac{1}{1 - \left( \frac{r_{Sp}}{r_{Pf}} \right)} \right] \cdot r_{Sp}^2 = \frac{1}{2 \cdot g \cdot H_{s,0}} \cdot \frac{\rho_m}{\rho_s} \cdot u_{0,U}^2 \cdot \delta_U^2 \left[ 1 - \exp \left( - 2 \cdot \left( \frac{r_{Sp}}{\delta_U} \right)^2 \right) \right]$$

## Spülfleckgröße in Abhängigkeit vom Gasvolumenstrom

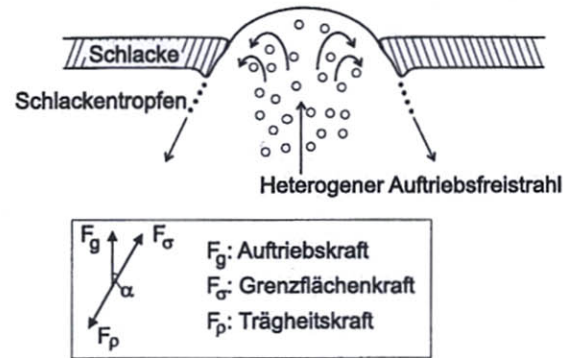
(Diss. T. Buhles, TU Clausthal Nov. 2002)



$$185t/0,75m_{\text{STP}}^3\text{min}^{-1}$$

## Reaktionen im Meniskus der Stahlschmelze beim Spülprozeß

(Pluschkell, W; Redenz, B.; Schürmann, E.; Arch. Eisenhüttenwes. 52 (1981) Nr. 3, S.85/ 90)



$$\dot{n}_T = 0,4153 \cdot \frac{D_{Sp} \cdot \rho_s^{\frac{1}{2}} \cdot \eta_s^{\frac{1}{2}} \cdot L^{\frac{1}{2}} \cdot u_i^{\frac{5}{2}}}{d_T^2 \sigma + \frac{1}{6} d_T^4 g (\rho_m - \rho_s) \cos \alpha}$$

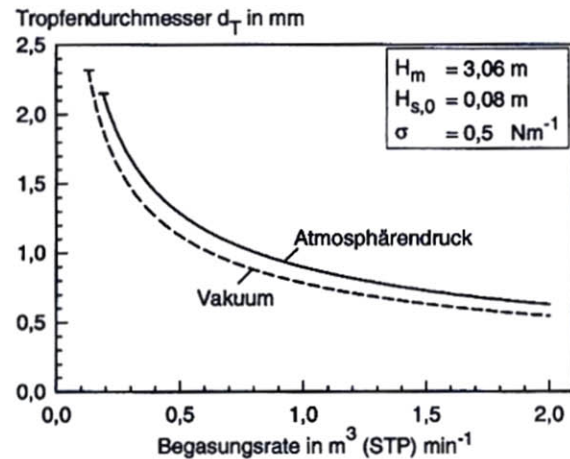
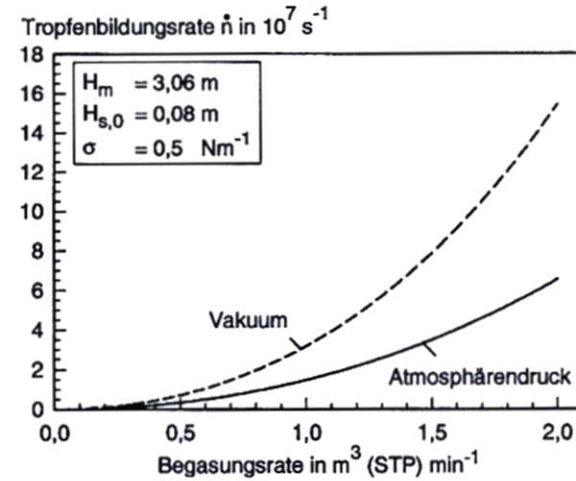
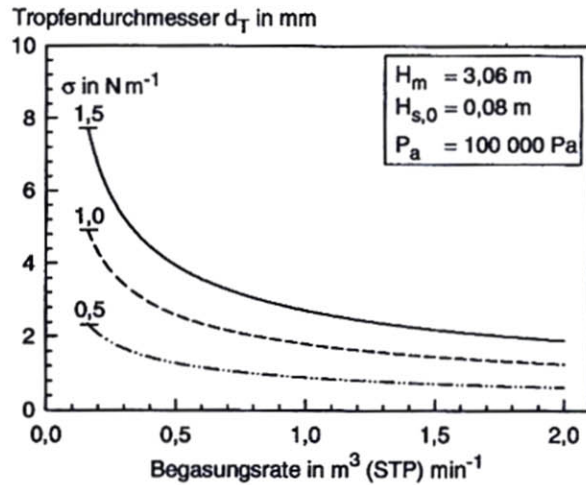
$$u_{i,krit.} = \left( \frac{8}{\rho_s} \right)^{\frac{1}{2}} \cdot \left[ \frac{2}{3} \sigma g (\rho_m - \rho_s) \cos \alpha \right]^{\frac{1}{4}}$$

$$d_{T,krit.} = \left[ \frac{6\sigma}{g (\rho_m - \rho_s) \cos \alpha} \right]^{\frac{1}{2}}$$

$$d_T = \frac{3}{8} \frac{\rho_s u_i^2}{g (\rho_m - \rho_s) \cos \alpha} \left\{ 1 - \left[ 1 - \frac{128\sigma (\rho_m - \rho_s) \cos \alpha}{3 \rho_s^2 u_i^4} \right]^{\frac{1}{2}} \right\}$$

## Mechanismus der Topschlacken-Emulgierung

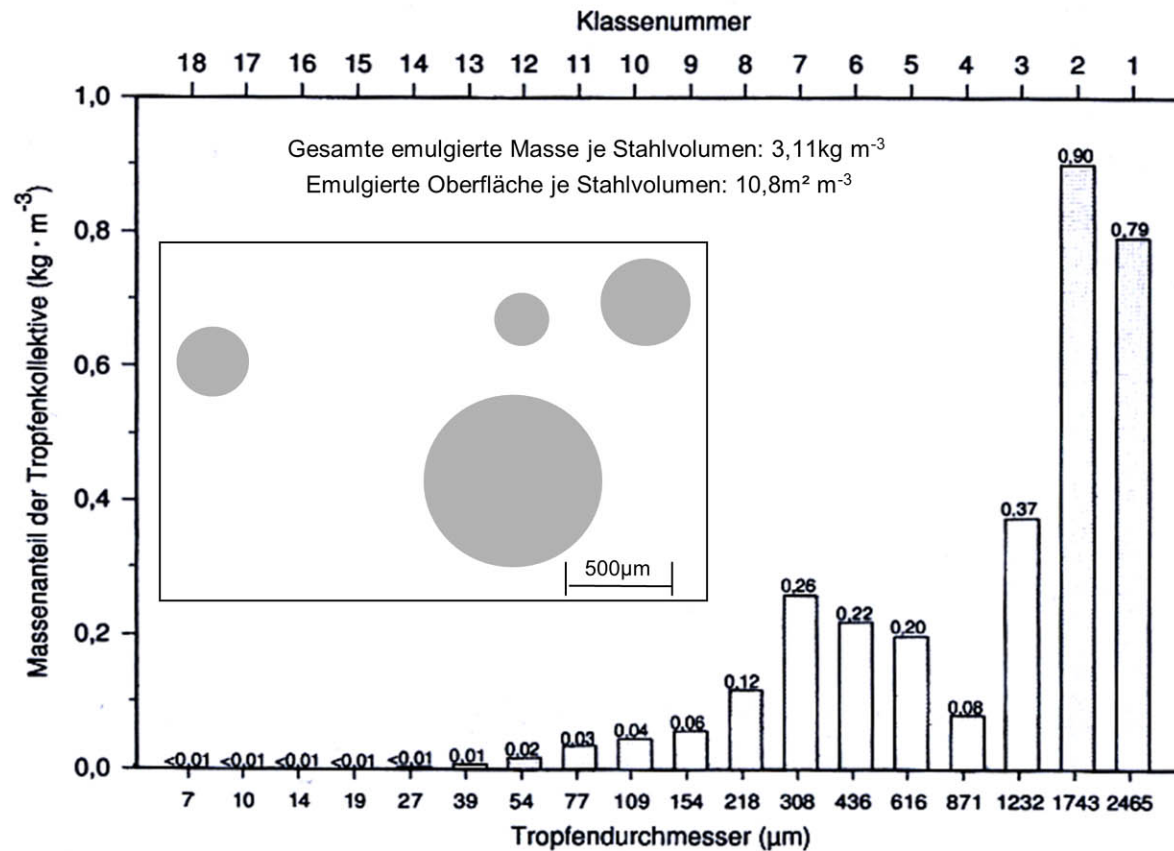
(Oeters, F.: Metallurgie der Stahlherstellung, Verlag Stahleisen 1989)



## Tropfenbildung bei Spülprozessen

(Diss. T. Buhles, TU Clausthal Nov. 2002)

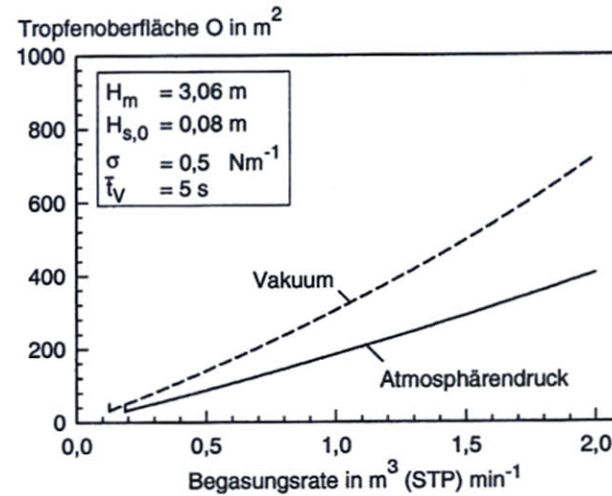
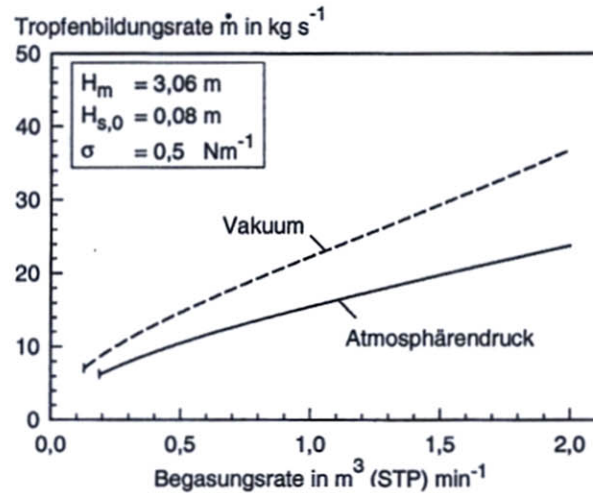




## Emulgierung von Topschlacke

( $180 \text{ t}$ ;  $1641^\circ\text{C}$ ;  $\dot{V}_1 = 0,9 \text{ m}^3_{\text{STP}} \text{ min}^{-1}$ )

(Studienarbeit C. Matthies, IMET Jan. 2002)

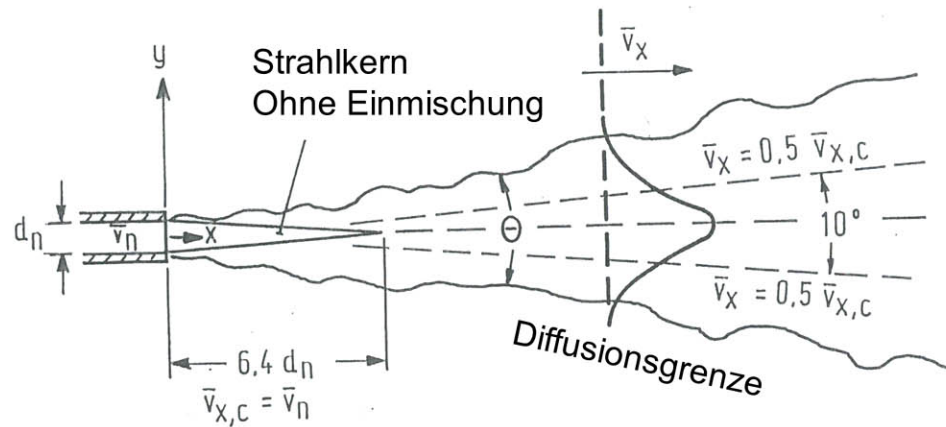
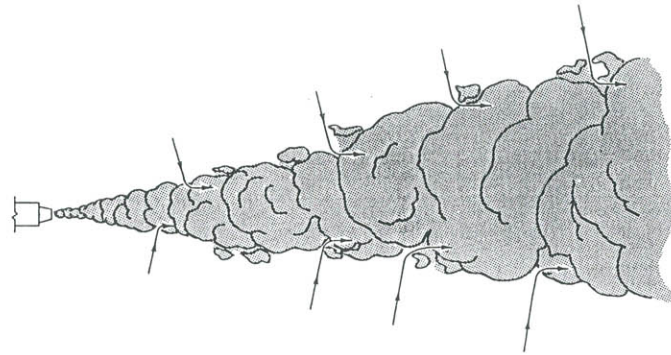


## Tropfenemulsion in der Stahlschmelze

(Diss. T. Buhles, TU Clausthal Nov. 2002)

# Anhang





**Turbulenter Impuls- Gasfreistrah**  
(Davies, J.T.: Turbulence Phenomena, N.Y. 1979, S. 69ff.)

Betrachtete Größe	Symbol	Dimensionsgerechte Darstellung	Zahlenwertgleichung*)
Förderkapazität	$\dot{V}_{\text{liq}}$	$= 0.91 \cdot p^{0.54} \cdot \dot{W}_l^{\frac{1}{3}} \cdot \bar{z}^{\frac{5}{3}}$	$= 1.52 \cdot \dot{V}_{g,1}^{0.55} \cdot \bar{z}^{1.13}$
Freistrahlradius	$\delta_u$	$= 0.45 \cdot p^{0.375} \cdot \bar{z}$	$= 0.38 \cdot \dot{V}_{g,1}^{0.15} \cdot \bar{z}^{0.62}$
Geschwindigkeit d. Flüssigkeit in Achsmitte	$u_{\text{liq},0}$	$= 1.43 \cdot p^{-0.21} \cdot \dot{W}_l^{\frac{1}{3}} \cdot \bar{z}^{-\frac{1}{3}}$	$= 3.37 \cdot \dot{V}_{g,1}^{0.25} \cdot \bar{z}^{-0.12}$
Impulsstrom	$\dot{I}_{\text{liq}}$	$= 0.65^{0.33} \cdot \dot{W}_l^{\frac{2}{3}} \cdot \bar{z}^{\frac{4}{3}}$	$= 2.56 \cdot \dot{V}_{g,1}^{0.80} \cdot \bar{z}^{1.0}$
Gasgehalt	$\varepsilon_0 \cdot \lambda^2$	$= 1.03 \cdot p^{1.25}$	$= 0.58 \cdot \dot{V}_{g,1}^{0.50} \cdot \bar{z}^{-1.25}$
Geschwindigkeit d. Gasphase	$u_g$	$= 1.53 \cdot p^{-0.33} \cdot \dot{W}_l^{\frac{1}{3}} \cdot \bar{z}^{-\frac{1}{3}}$	$= 3.81 \cdot \dot{V}_{g,1}^{0.20} \cdot \bar{z}^{-0.003}$

\*)Einheiten:  $\text{m}^3\text{s}^{-1}$ , m, s

- Kinematischer Auftriebsstrom:  $\dot{W} = g \cdot \dot{V}_g$   $[\text{m}^4\text{s}^{-3}]$

- Modifizierte Froudezahl:  $p = g^{\frac{1}{5}} \cdot \dot{V}_{g,1}^{\frac{2}{5}} \cdot \bar{z}^{-1}$   $[-]$

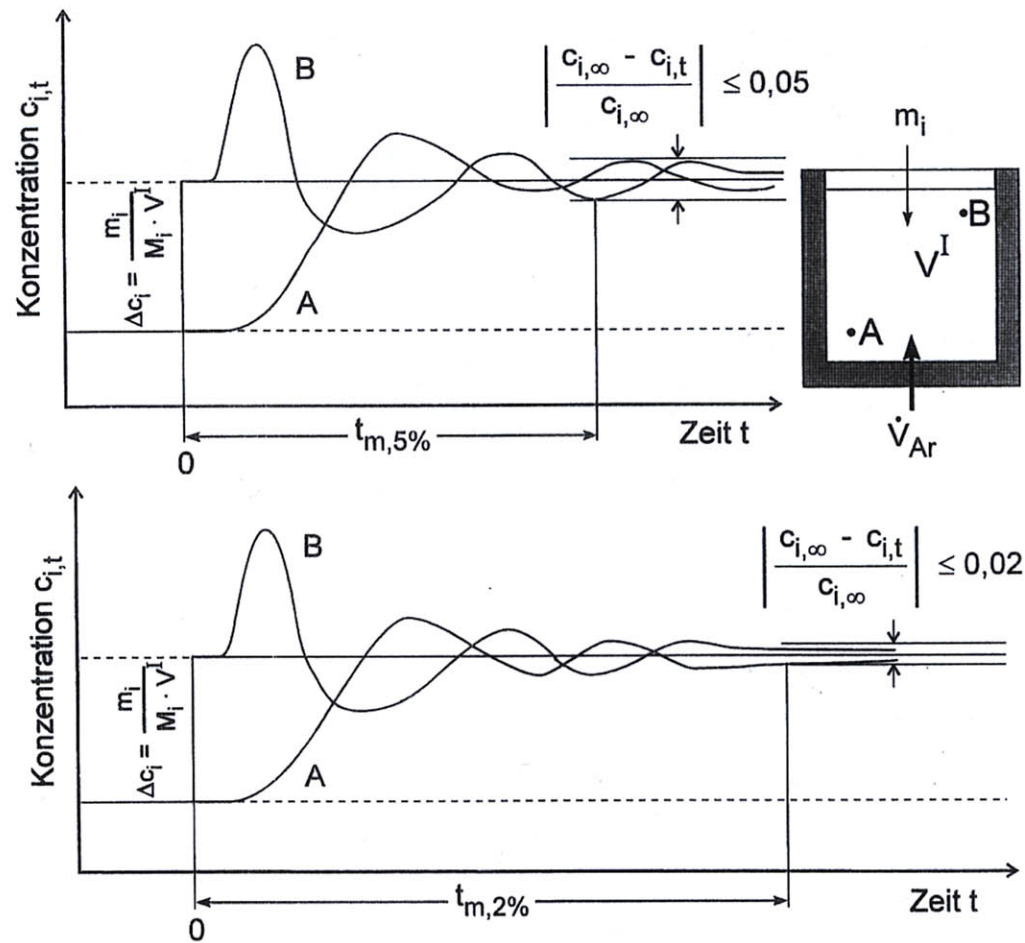
- Dimensionslose, vertikale Koordinate:  $\xi = \frac{z}{(\frac{P_a}{\rho_{\text{liq}}g} + H)}$   $[-]$

- Dimensionslose Funktion:  $\varphi = \frac{1}{\xi} \cdot \ln\left(\frac{1}{1-\xi}\right), \varphi(0) = 1$   $[-]$

- Modifizierte Aufstiegshöhe:  $\bar{z} = z \cdot \varphi$   $[\text{m}]$

- Begasungsstrom im Einleitniveau:  $\dot{V}_{g,1} = \dot{V}_{g,(STP)} \cdot \left(\frac{T_1}{T_{STP}}\right) \cdot \left(\frac{P_{STP}}{P_a + \rho_{\text{liq}}gH_{\text{liq}}}\right)$   $[\text{m}^3\text{s}^{-1}]$

Hydrodynamische Kenngrößen  
axialsymmetrischer, heterogener  
Auftriebsfreistrahlen



„Unschärfe“ in der Bestimmung der Vermischungszeit  
(A und B Meßorte in der Pfanne)

### 1) Empirisches Ergebnis

$$\tau = 607 \cdot \dot{\epsilon}^{-0,4}$$

$$\dot{\epsilon} \propto \dot{V}_{g,1}$$

### 2)

$$\tau = A \cdot \frac{V}{\dot{V}} = A \cdot \tau_u$$

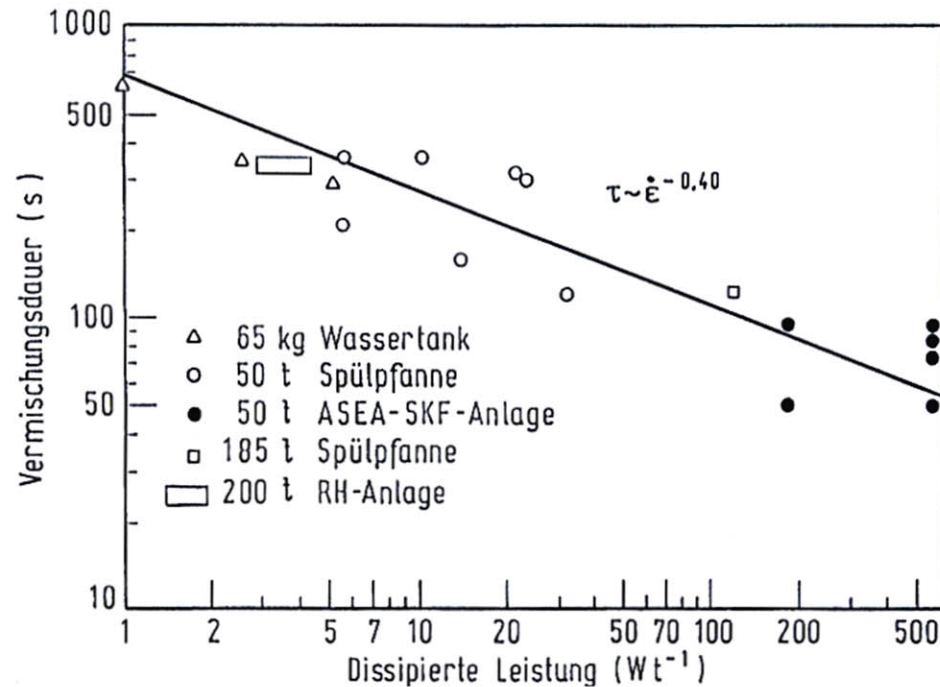
$\tau_u$ : Umwälzdauer

$\tau \cong 4 \cdot \tau_u$  Empirisches Ergebnis

### 3) Voncken

$$\tau = \tau_u \cdot \ln \frac{1}{\frac{\Delta c}{\bar{c}}}; \frac{\Delta c}{\bar{c}} = 0,02$$

$$\tau \cong 4 \cdot \tau_u$$

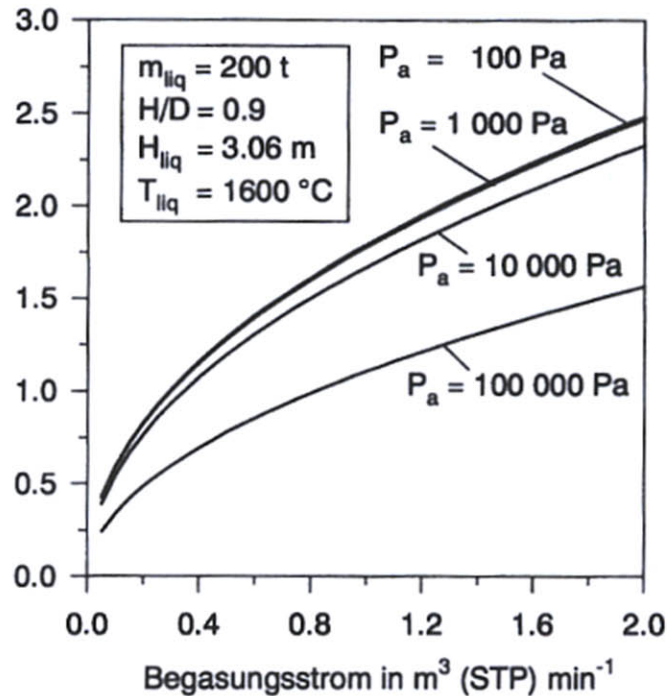


## Vermischungsdauer bei pfannenmetallurgischen Prozessen

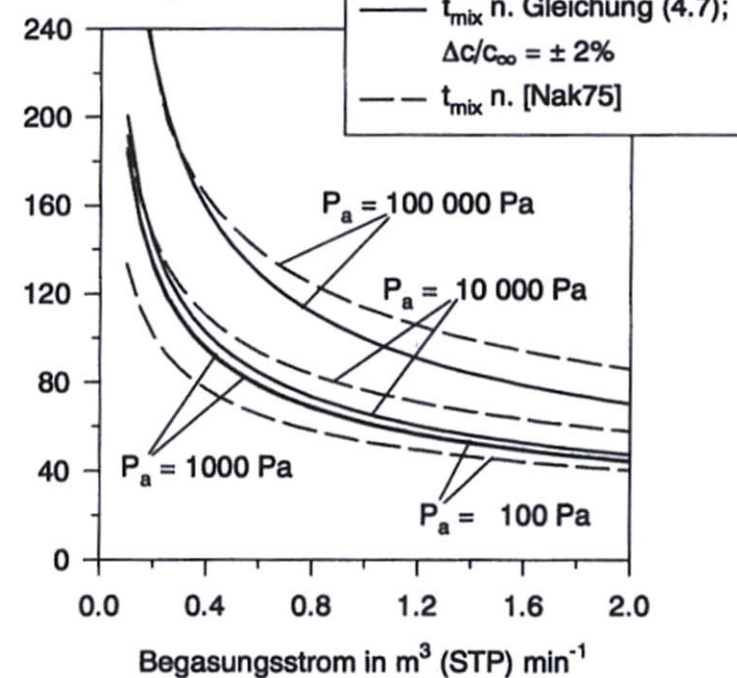
(Nakanishi, K.; Fujii, T.; Szekely, J.: Ironmaking Steelmaking 2(1975), S. 193/ 7)



Förderkapazität in  $\text{m}^3 \text{s}^{-1}$



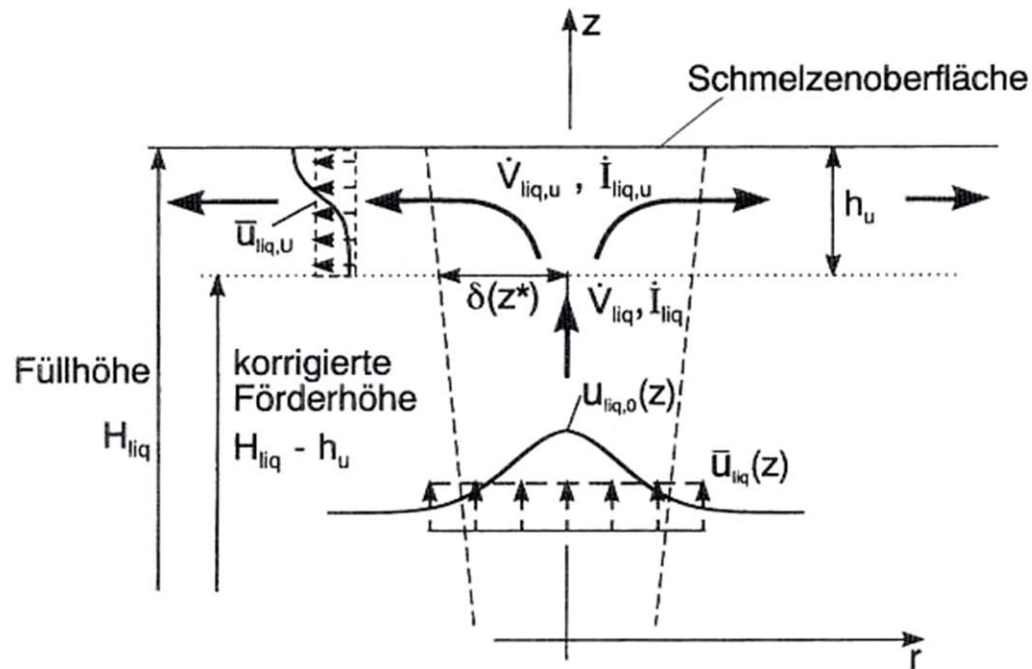
Vermischungsdauer in s



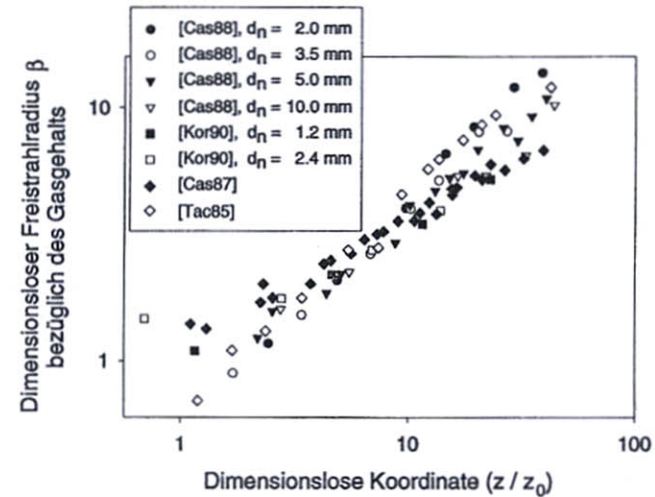
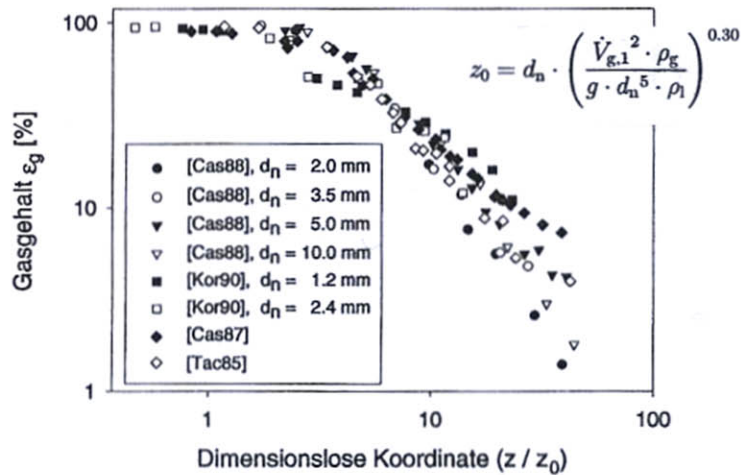
## Förderkapazität und Vermischungszeit

(Diss. S. Pleier, TU Clausthal Dez. 1998)





Umlenkung der Strömung im Meniskus- Bereich



$$\beta = \left( \frac{\delta_g^5 \cdot g}{\dot{V}_{g,1}^2} \right)^{\frac{1}{5}}$$

## Vergleichende Literaturlauswertung

(Diss. F. Schaub, TU Clausthal Jan. 2002)